

Asociación Argentina

de Mecánica Computacional



Mecánica Computacional Vol XXXV, págs. 109-121 (artículo completo)
Martín I. Idiart, Ana E. Scarabino y Mario A. Storti (Eds.)
La Plata, 7-10 Noviembre 2017

MODELADO NUMERICO DEL PROCESO DE SOLDADURA DE PUNTO POR FRICCION Y SUS APLICACIONES A LA INDUSTRIA NAVAL

Gustavo E. Carr^{a,b}, Diego A. Santiago^a, Guillermo A. Lombera^{a,b} y Santiago A. Urquiza^a

^a*Grupo de Ingeniería Asistida por Computadora, Universidad Nacional de Mar del Plata, Av. Juan B. Justo 4302, 7608 Mar del Plata, Argentina, <http://www.fi.mdp.edu.ar/>*

^b*CONICET - Mar del Plata, Argentina, <http://mardelplata-conicet.gob.ar/>*

Palabras Clave: FSSW, Elementos Finitos, Soldadura por Fricción.

Resumen. La soldadura de punto por fricción agitación o FSSW, es un método de unión del tipo traslape (lap joint) de materiales, cada vez más utilizado en la industria naval. Se utiliza para unir principalmente aleaciones de aluminio y aceros. Presenta ventajas frente a la soldadura de arco ya que permite soldar materiales disímiles, requiere menor energía y no produce radiación ni gases tóxicos. Actualmente, se encuentra insatisfecha para la industria la necesidad de soldar espesores de aleaciones de aluminio mayores a 3mm. En la literatura sobre el tema se halló una variedad de técnicas y de modelos constitutivos para representar el comportamiento de los materiales, así como también para el modelado de las condiciones de fricción, sin encontrarse aún lo más adecuado para su estudio. Se determinaron como las dos variables más importantes a la relación diámetro del hombro de la herramienta y las condiciones de contacto entre herramienta y material. En esta dirección, y buscando determinar las condiciones que permitan soldar grandes espesores con éxito, se realizaron cálculos mediante el método de Elementos Finitos a fin de determinar la incidencia en el proceso de soldadura del diámetro del hombro según diferentes expresiones matemáticas para representar las condiciones de contacto. Se discutió acerca de los resultados obtenidos en relación con los resultados numéricos y experimentales encontrados en la literatura, encontrando buena correlación con resultados publicados, tanto en rangos de temperaturas máximas como en tendencias de los resultados numéricos obtenidos.

1. INTRODUCCION

El proceso de soldadura por fricción agitación es usado para unir placas metálicas. Diferentes tipos de uniones pueden ser realizados usando el método de soldadura por fricción: a tope, axiales, en T y de traslape. El método de soldadura de punto por fricción agitación es el más utilizado para este último tipo de unión.

El proceso de soldadura, mostrado en la figura 1, consta de tres etapas: «introducción», «permanencia» y «retirada». En la soldadura de punto por fricción agitación se utiliza una herramienta cilíndrica compuesta por una superficie frontal plana o ligeramente cóncava, llamada «hombro», de la cual surge un perno cilíndrico o cónico, concéntrico con el hombro y solidario a él, el cual además puede presentar en su flanco filetes de rosca o hendiduras longitudinales.

La etapa de introducción comienza con la herramienta situada perpendicularmente a las placas a soldar y rotando a velocidad constante. Es desplazada axialmente hasta el contacto con la placa superior e inmediatamente realizando presión contra las planchuelas a unir, las cuales son soportadas por un respaldo. Inicialmente sólo el perno entra en contacto con el material, a medida que gira y avanza axialmente. La fricción entre el perno y el material genera calor y deformación plástica en las planchuelas, por lo que el material es deformado en caliente por debajo de su punto de fusión, agitado y mezclado a medida que el perno penetra en la zona a unir. Luego de que el hombro hace contacto contra la superficie libre de la planchuela superior, el movimiento axial de la herramienta se detiene manteniendo la velocidad de giro durante un lapso de tiempo. Esta es la segunda etapa, de «permanencia». Durante esta etapa el mapa de temperaturas en el material llega aproximadamente a su estado estacionario y se completa la unión metalúrgica. Al cabo de algunos segundos, se retira axialmente la herramienta (etapa de «retirada»), dejando un hueco característico en los materiales unidos.

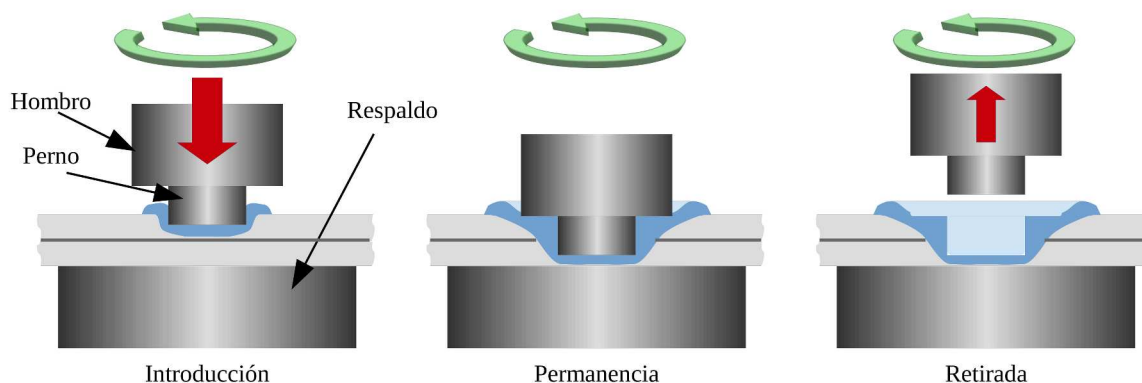


Figura 1: Esquema del herramental para FSSW y las etapas del proceso de soldadura.

En el material soldado se pueden distinguir tres zonas luego del proceso: la zona agitada o «nugget», en la cual existió recristalización dinámica; la zona termomecánicamente afectada, en la cual existieron grandes deformaciones plásticas a alta temperatura; y la zona afectada por el calor, en la cual no hubo deformaciones plásticas pero sí una variación de temperaturas que pueden afectar a la microestructura.

Un objetivo principal del proyecto al cual pertenece este trabajo es el diseño de una herramienta portátil o semi portátil para FSSW en perfiles de aluminio de mayores espesores que los actuales. Es un objetivo de este trabajo contribuir a determinar la influencia del tamaño relativo del hombro en este proceso de unión para lograr aumentar el espesor máximo de material a

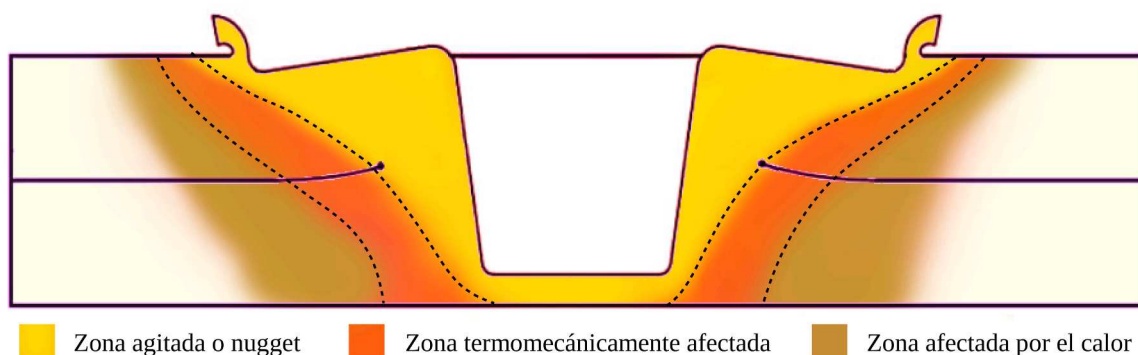


Figura 2: Esquema típico de las zonas distinguidas en soldadura FSSW en traslape. Las líneas punteadas indican que la división entre zonas es gradual.

soldar. Los espesores totales máximos soldados exitosamente no son actualmente mayores a los 5mm, aproximadamente (Sarkar et al. (2016), Su et al. (2016a), Chiou et al. (2013)).

Teniendo en cuenta que para producir la unión es necesario traspasar un cierto umbral de potencia mecánica, y que dicha potencia se puede expresar mediante la ecuación $Potencia = Torque \cdot V_{angular}$, se descarta el empleo de velocidades de herramienta relativamente bajas debido a que el torque necesario para desarrollar la potencia suficiente resultaría en una máquina no portátil debido a sus dimensiones. Es sabido que el torque es una función lineal del diámetro del hombro (Arora et al. (2011)).

Las fuerzas máximas necesarias para realizar la soldadura con éxito se desarrollan luego del contacto del hombro con el material (D'Urso y Giardini (2016), Gerlich et al. (2005)), por lo cual su diámetro es imprescindible para calcular la potencia, por lo cual es de gran interés realizar el estudio de la incidencia de la relación de diámetros hombro/perno principalmente en la etapa de «permanencia».

Existe una gran dificultad para el registro experimental de la historia termomecánica del material en las diferentes zonas de la soldadura dadas las pequeñas dimensiones de las uniones y los elevados gradientes de temperatura que allí se desarrollan. Es por esto que se hace necesario emplear técnicas de modelado numérico para estudiar el tema.

El proceso de soldadura de punto por fricción agitación ha sido modelado por diversos autores utilizando variadas técnicas. El modelado de este proceso presenta la necesidad de calcular la evolución en el tiempo de un campo de deformaciones o de velocidades de flujo de material de manera acoplada con un campo térmico variable en el tiempo. A su vez, la generación de calor es, en general, producto de la fricción entre herramienta y material y del trabajado mecánico. Los gradientes de velocidad de material en la zona cercana al perno son muy elevados, por lo que se requiere frecuentemente de mallados adecuadamente finos para asegurar su modelado con precisión aceptable. Por ello, la longitud característica de la malla en la zona cercana a la herramienta puede llegar a ser muy pequeña, lo cual incrementa el tiempo de computación en varias veces respecto de otros procesos con gradientes más suaves.

Algunos autores utilizaron modelado tridimensional con formulación tipo ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian) (Guerdoux, S. and Fourment, L. (2008), Mandal et al. (2008)). Además, la mayoría de ellos realizaron sus modelados en paquetes cerrados de software comercial (S. D. Ji, L. G. Zhang, Y. Y. Jin, G. H. Luan (2012), Jedrasiak et al. (2016)). Hirasawa (Hirasawa, S and Badarinarayan, H and Okamoto, K. and Tomimura, T. and Kawanami, T. (2010)) usó un método semi implícito con partículas móviles, sin malla, basado en Chikazawa et.al.(Chikazawa, S.,

Koshizuka, S. (2001)). Mandal (Mandal et al. (2008)) y Khosa (Khosa et al. (2010)) utilizaron paquetes comerciales empleando el modelo de plasticidad de Johnsonn-Cook para representar el comportamiento del material.

Una discusión importante hecha por Kuykendall et al. (2013) alrededor de las ecuaciones constitutivas a adoptar fue tomada en cuenta para elegir un adecuado comportamiento del material para este trabajo. En dicho trabajo se analizaron varias ecuaciones constitutivas sin establecer una óptima que describa con suficiente precisión la respuesta a altas temperatura y grandes velocidades de deformación (zona del nugget) al mismo tiempo que el comportamiento a grandes y pequeñas deformaciones, como en la zona termomecánicamente afectada. En el presente trabajo ha sido utilizada la ecuación constitutiva de Sheppard y Wright (1979), que expresa una tensión de flujo en función del parámetro de Zener-Hollomon. Por otra parte, Kuykendall recopila en la literatura rangos de temperaturas entre 200°C y 475°C para la zona afectada por el calor, tanto para resultados de modelado numérico como de experimentación.

El proceso de soldadura de punto por fricción-agitación es intrínsecamente axisimétrico, por lo cual en este trabajo se adoptó ese tipo de modelo para estudiar el proceso.

En el presente trabajo se utilizó el Método de Elementos Finitos (Zienkiewicz, O.C. and Taylor, R.L. (1991)) resuelto en una malla bidimensional axisimétrica con una formulación tridimensional. Esta formulación no ha sido utilizada anteriormente. Ma et al. (2009) utilizaron una malla axisimétrica para modelar la etapa de introducción del perno pero no consideraron el campo de velocidades circunferenciales del material, por lo cual su modelo es bidimensional tanto en el mallado como en la formulación. D'Urso y Giardini (2016) utilizaron un mallado y un modelo bidimensional para el cálculo numérico de la soldadura. Sólo consideraron la velocidad angular para generación de calor por fricción entre herramienta y material.

A partir de la experimentación, Arora et al. (2011) determinaron que la relación óptima entre diámetro de hombro y de perno es aproximadamente igual a 3.

2. METODOS

Se modela la etapa de «permanencia» del proceso de soldadura de punto por fricción agitación en forma solapada de 2 chapas de aleación de aluminio AA6063 de 1.2mm de espesor y un diametro de 100mm. El perno de la herramienta tiene un diametro de 2.4mm y una altura de 1.9mm. Se utilizaron tres diámetros de hombro, de 2, 3 y 4 veces el diámetro del perno. Para cada geometría de herramienta se resolvieron tres casos con velocidades de giro de 1000rpm, 2000rpm y 3000rpm.

La implementación y resolución de los casos presentados fueron llevadas a cabo en el framework de resolución numérica de propósito múltiple (Urquiza y Venere (2002)).

2.1. Formulación variacional

Se planteó un sistema de ecuaciones termomecánicas acoplado para resolución mediante el método escalonado («staggered») iterando en dos substeps por paso para describir el proceso en estudio. En el primer substep se obtuvo la solución del campo de velocidades manteniendo constante el campo térmico. En el segundo substep se obtuvo la solución del campo térmico manteniendo el campo de velocidades constante, calculando la generación de calor por fricción interna y el balance de calor a través de la fronteras del continuo.

Para el modelo mecánico, se adoptó un flujo viscoso newtoniano incompresible, en el cual se despreciaron las fuerzas inerciales y de volumen, y cuyas ecuaciones diferenciales se muestran en las expresiones (1) a (5).

$$\operatorname{div} \sigma = 0 \quad (1)$$

$$\operatorname{div} \vec{v} = 0 \quad (2)$$

Siendo:

$$\sigma = -pI + 2\mu \epsilon(\vec{v}) \quad (3)$$

$$\epsilon(\vec{v}) = \frac{1}{2} (\nabla \vec{v} + (\nabla \vec{v})^T) \quad (4)$$

$$\mu = \frac{\sigma_e}{3\epsilon_e}; \quad \epsilon_e = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon(\vec{v}) : \epsilon(\vec{v})} \quad (5)$$

En la expresión (3), μ es la viscosidad dinámica efectiva del material, definida por la expresión (5), en la cual σ_e es la tensión efectiva, o el segundo invariante de la tensión, y ϵ_e es la velocidad de deformación efectiva, o segundo invariante del tensor velocidad de deformación.

Las ecuaciones (3) deben complementarse con condiciones de contorno adecuadas.

Dado que el Método de Elementos Finitos se deriva naturalmente de las formulaciones variacionales correspondientes, las ecuaciones (1) y (2) son adecuadamente reformuladas, lo que resulta en la formulación variacional mostrada en la expresión (6), donde \mathcal{V} es un espacio de funciones variacionalmente admisibles:

$$\int_V \sigma \cdot (\vec{\nabla} \vec{w})^S dV + \int_V \lambda \operatorname{div} \vec{v} dV = \int_A \vec{\tau} \cdot \vec{w} dA; \quad \forall \vec{w} \in \mathcal{V} = \{\vec{\omega} / \vec{\omega} \in H_0^1\}, \lambda \in L^2 \quad (6)$$

Para modelar la respuesta del material, se adoptó al modelo de Sheppard y Wright (o Sellars y Tegart), mostrado en las Ec. (7) y (8), donde σ es la tensión equivalente en flujo plástico y Z el parámetro de Zener-Hollomon.

$$\sigma = \frac{1}{\alpha} \sinh^{-1} \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right] = \frac{1}{\alpha} \ln \left[\left(\frac{Z}{A} \right)^{1/n} + \left[1 + \left(\frac{Z}{A} \right)^{2/n} \right]^{1/2} \right] \quad (7)$$

$$Z = \epsilon_e \exp \left(\frac{Q}{RT} \right) \quad (8)$$

Para el modelo térmico se resolvió el balance de energía expresado en la ecuación (9)

$$\rho C_p \frac{DT}{Dt} = \nabla \cdot (k \nabla T) + \gamma \quad (9)$$

En la ecuación (9), ρ es la densidad del material, C_p es la capacidad calorífica, k es la conductividad térmica, T es la temperatura, t es el tiempo y γ es tasa de generación de calor debido al trabajado mecánico, según la ecuación (10), donde S es el tensor desviador de tensiones σ y D es el gradiente simétrico de velocidades de deformación y η es la fracción de trabajo mecánico que se transforma en calor, igual a 0,9 según Nandan et al. (2006).

$$\gamma = \eta \cdot (S : D) \quad (10)$$

2.2. Mallado

El mallado fue realizado en dos dimensiones, coordenadas (\hat{r}, \hat{z}) con simetría de revolución alrededor del eje \hat{z} . Los campos de presiones $P(\hat{r}, \hat{z}, t)$ y de temperaturas $T(\hat{r}, \hat{z}, t)$ fueron representados como campos escalares en los nodos de la malla bidimensional. El campo de velocidades del material $V(\hat{r}, \hat{z}, \hat{\theta}, t)$ fue representado a través de tres componentes, $(\hat{r}, \hat{z}, \hat{\theta})$ evaluadas en los nodos de la malla bidimensional. En todos los casos, la variable t fue el tiempo.

Se utilizaron elementos triangulares cuadráticos en velocidad y lineales en presión, con gradientes nulos en la dirección circunferencial. Esto permitió utilizar elementos característicos más pequeños y aumentar la densidad de la malla con tiempos de ejecución considerablemente menores que los necesarios para un modelado con mallado tridimensional del mismo tamaño característico.

Las mallas fueron generadas paramétricamente utilizando el software libre Salome ([Salome \(2015\)](#)) versión 7.7.1. a través de su interfaz de programación en lenguaje Python. La malla completa, para el caso en el que el diámetro del hombro es tres veces el del perno, se muestra en la figura 3 y se aprecia la misma malla en detalle en la figura 4, la cual también muestra las condiciones de contorno, descriptas a continuación en el punto 2.3.

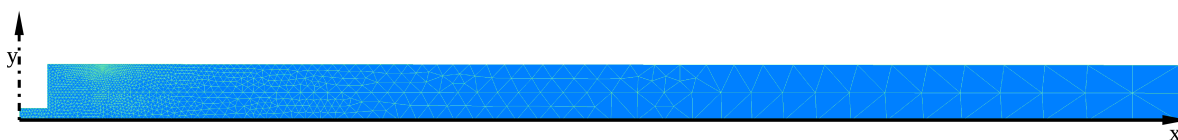


Figura 3: Malla bidimensional con simetría alrededor del eje y . Vista completa del mallado para el caso: $D_{\text{hombro}} = 4D_{\text{perno}}$.

2.3. Condiciones de contorno y condiciones iniciales

Se modeló la condición de contacto entre la herramienta y el material para relaciones de diámetros de hombro y perno cercanas al óptimo, según lo reportado por [Arora et al. \(2011\)](#).

En base a lo observado experimentalmente por [Schmidt et al. \(2006\)](#) existe adherencia perfecta entre herramienta y material desde el eje hasta $0,5\text{mm}$ antes del borde externo del hombro. A partir de ese punto, existe una condición de deslizamiento. Los autores de este trabajo propusieron la condición que supone la velocidad impuesta como una fracción de la velocidad tangencial de la herramienta según la expresión: $V_{\theta} = \Delta \cdot \omega \cdot \hat{r}$, siendo Δ la fracción de la velocidad tangencial, ω la velocidad angular y \hat{r} la distancia al eje de rotación. La variable Δ está definida por tramos según las expresiones (11) y (12).

$$\Delta = 1; \quad \text{para : } \hat{r} < 0,5 \cdot D_{\text{hombro}} - 0,5\text{mm} \quad (11)$$

$$\Delta = 1 - \frac{0,9 \cdot (0,5 \cdot D_{\text{hombro}} - 0,5\text{mm} - \hat{r})}{0,5\text{mm}}; \quad \text{para : } \hat{r} \geq 0,5 \cdot D_{\text{hombro}} - 0,5\text{mm} \quad (12)$$

En el tramo donde es válida la ecuación 12, Δ varía linealmente desde $\Delta = 1$ hasta $\Delta = 0,1$ en el borde del hombro. Esto se grafica en la figura 4.

Las condiciones de contorno para el paso térmico, mostradas en la figura 5, fueron las siguientes: en el contacto entre herramienta y material se implementó una condición de tipo Neumann con un coeficiente de transferencia convectivo ficticio equivalente a la conductividad

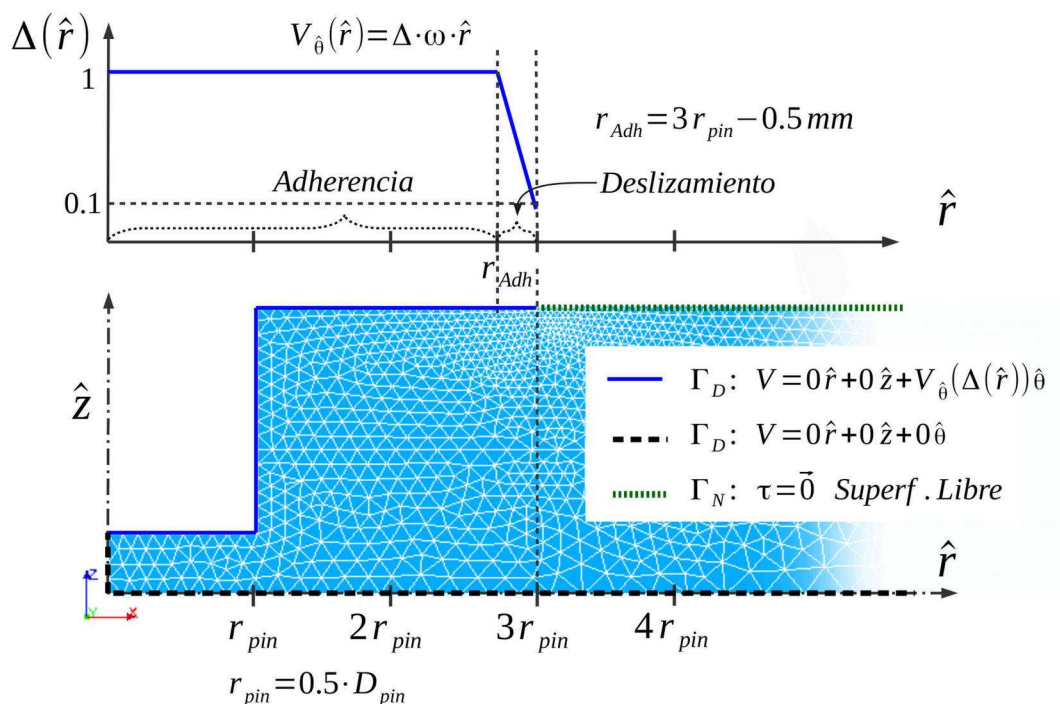


Figura 4: Detalle de la malla bidimensional axisimétrica para el caso en el que el diámetro del hombro es tres veces el diámetro del perno. Vista detallada con condiciones de Dirichlet en el campo de velocidades.

térmica de un espesor de acero igual a 100mm, el largo de la herramienta. Para la condición de contacto de las placas de respaldo, debajo de las planchuelas a soldar, se utilizó el mismo tipo de condición de contorno, considerando un espesor de placa de acero de 50mm. La condición de contorno de tipo Neumann adoptada para la superficie libre lleva una constante de transferencia de calor por convección al aire quieto ($h = 5W/(^{\circ}K \cdot m^2)$).

Es necesario destacar que en el presente trabajo se consideró como condición inicial $T = 20^{\circ}C$ en todo el dominio, mientras que en la realidad ya existiría un campo térmico previo debido a la etapa de «introducción» del perno, además de la existencia de un campo de velocidades de material producto de esa etapa.

3. RESULTADOS

Como resultados directos del modelado numérico, mostrados en las figuras 6 a 8, se obtuvieron los campos térmicos y mapas de velocidad de flujo de material.

En la tabla 1 se muestran las temperaturas máximas para $t = 3s$ y $t = 5s$ para todos los casos estudiados. Se puede apreciar que existieron pequeñas diferencias entre los máximos para $t = 3s$ y $t = 5s$. Debido a esto, se exponen los campos de temperaturas y de velocidades de material para $t = 3s$.

En la figura 6 se observan los campos de temperaturas para $t = 3s$ para cuatro casos: 1000rpm y $D_{hombro} = 2 \cdot D_{perno}$ y $D_{hombro} = 2 \cdot D_{perno}$, 1000rpm y $D_{hombro} = 4 \cdot D_{perno}$ y 3000rpm y $D_{hombro} = 4 \cdot D_{perno}$. Estos cuatro casos representan la combinación de los valores máximos y mínimos para los dos parámetros en estudio: diámetro del hombro y velocidad angular.

En la figura 7 se puede apreciar el campo de velocidades tangenciales V_{θ} para el caso en

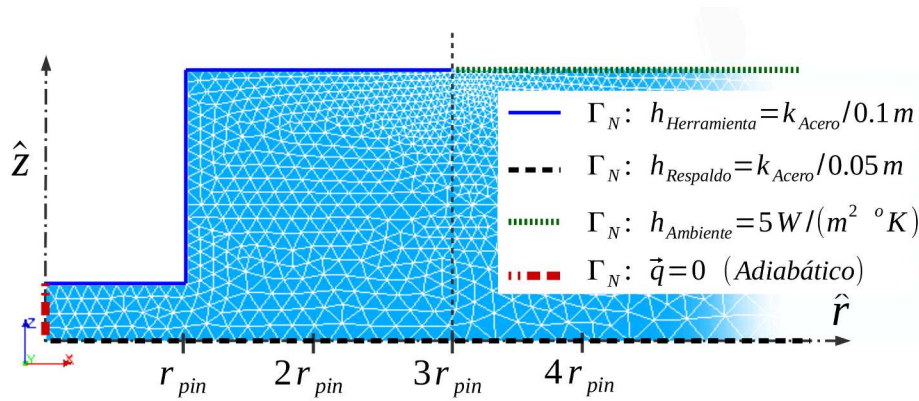


Figura 5: Vista detallada con condiciones de Neumann para el campo de temperaturas sobre parte de la malla bidimensional axisimétrica para el caso en el que el diámetro del hombro es tres veces el diámetro del perno.

	1000rpm		2000rpm		3000rpm	
D_{hombro}	3s	5s	3s	5s	3s	5s
$2 \cdot D_{perno}$	209	215	303	309	368	375
$3 \cdot D_{perno}$	307	314	421	428	496	504
$4 \cdot D_{perno}$	389	396	513	520	590	600

Tabla 1: Temperaturas máximas para $t = 3s$ y $t = 5s$.

el que $D_{hombro} = 3 \cdot D_{perno}$, $\omega = 2000rpm$ y para $t = 3s$. Debido a las condiciones de contorno adoptadas, los campos de velocidades en las direcciones \hat{r} y \hat{z} resultaron de magnitud despreciable, por lo cual no fueron reportados.

En la figura 8 se aprecian las velocidades angulares en $[1/s]$ para las distintas velocidades de rotación y los distintos diámetros de hombro estudiados. Se puede apreciar en los mapas que, si bien los máximos en velocidades son diferentes, las distribuciones de estos campos de velocidades resultaron similares para un mismo diámetro de hombro.

La figura 9 se pueden apreciar los perfiles de velocidades tangenciales a lo largo de una línea horizontal situada en el contacto entre las planchuelas de aleación de aluminio en estudio, a $1,2mm$ del eje X , para todos los casos estudiados.

Asimismo, en la figura 10 se aprecian los perfiles de velocidades tangenciales a lo largo de

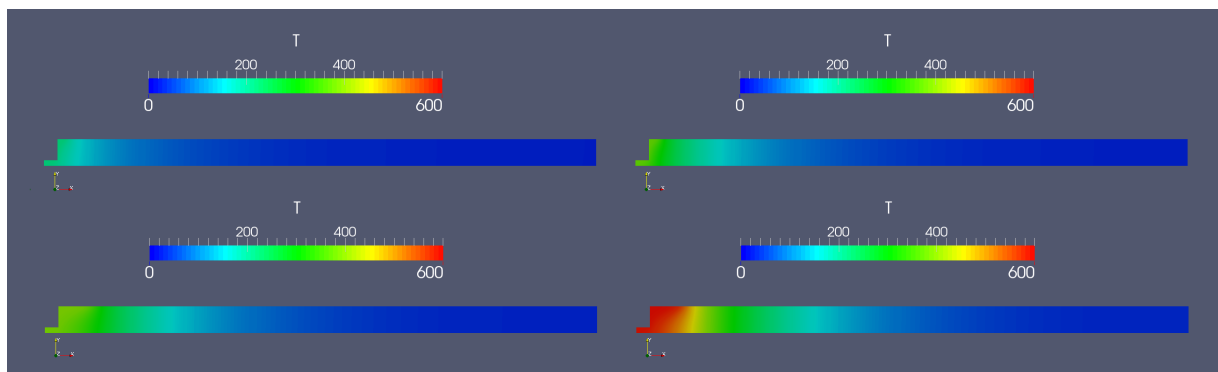


Figura 6: Campos de temperaturas para cuatro casos a $t = 3s$. Arriba a la izquierda: 1000rpm y $D_{hombro} = 2 \cdot D_{perno}$. Arriba a la derecha: 3000rpm y $D_{hombro} = 2 \cdot D_{perno}$. Abajo a la izquierda: 1000rpm y $D_{hombro} = 4 \cdot D_{perno}$. Abajo a la derecha: 3000rpm y $D_{hombro} = 4 \cdot D_{perno}$.

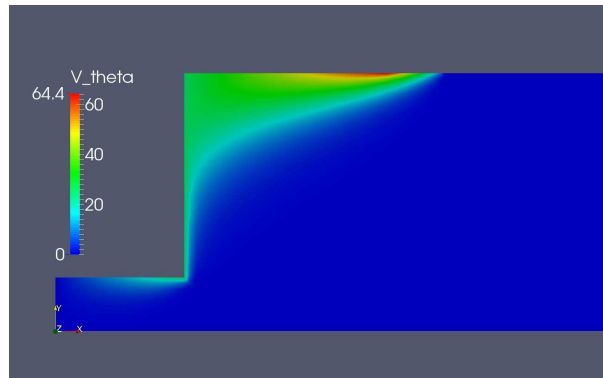


Figura 7: Campo de velocidad tangencial V_θ en cm/s para el caso en el que $D_{hombro} = 3 \cdot D_{perno}$, $\omega = 2000rpm$ y $t = 3s$.

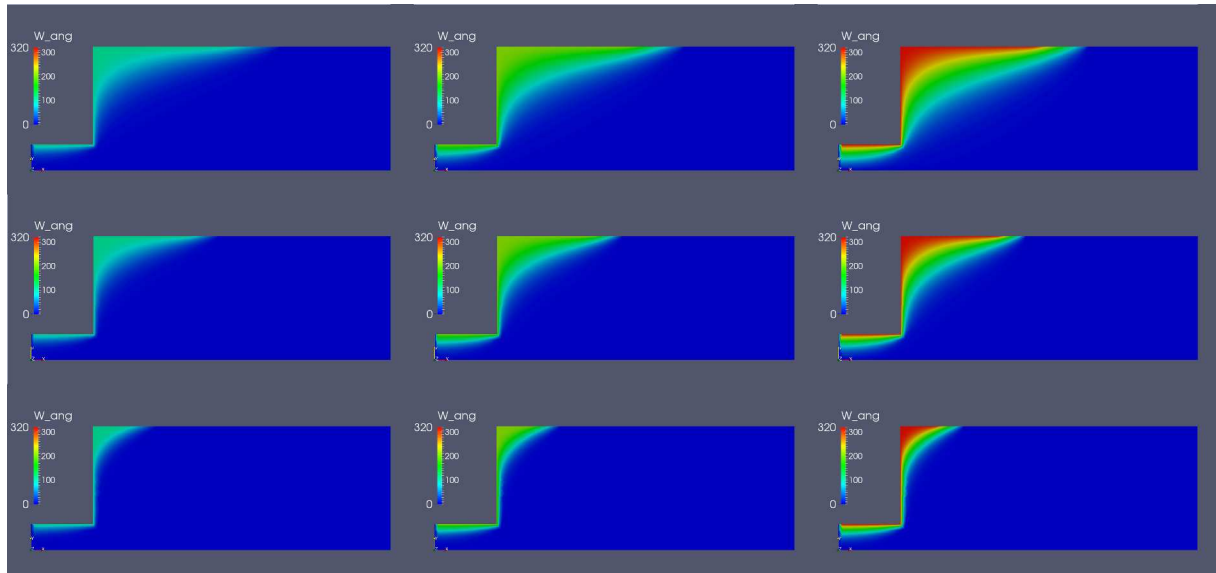


Figura 8: Campos de velocidad angular en $[1/s]$ para $t = 3s$ para todas las variaciones de las variables en estudio. $D_{hombro} = 2 \cdot D_{perno}$ (fila inferior), $D_{hombro} = 3 \cdot D_{perno}$ (fila central) y $D_{hombro} = 4 \cdot D_{perno}$ (fila superior). $\omega = 1000rpm$ (columna izquierda), $\omega = 2000rpm$ (columna central) y $\omega = 3000rpm$ (columna derecha).

una línea vertical, es decir a un radio constante $\hat{r} = 0,18cm$.

4. DISCUSION

A partir del análisis de la tabla 1 y de la figura 6 se observa que las temperaturas máximas aumentan tanto con el incremento de la velocidad de giro de la herramienta como con el diámetro del hombro. Estos resultados están, en su mayor parte, dentro del rango de los resultados reportados experimentalmente por D'Urso y Giardini (2016) y por Su et al. (2016b), aunque estos autores utilizaron un tiempo de permanencia mayor (15s) pero velocidades de giro de herramienta menores ($\omega = 700$ y $2000rpm$). Esto podría explicar porqué en el presente trabajo los máximos son algo más elevados para el caso en el que $D_{hombro} = 4D_{perno}$ y $\omega = 3000rpm$. Otro motivo por el cual estos máximos tienden a ser algo elevados podría atribuirse a la condición de adherencia impuesta en el contorno. Las temperaturas máximas varían levemente entre $t = 3s$ y $t = 5s$ para las mismas condiciones de tamaño de herramienta y velocidad de giro. Se podría inferir que a partir de los 3s de tiempo de permanencia no habría cambios sustanciales en

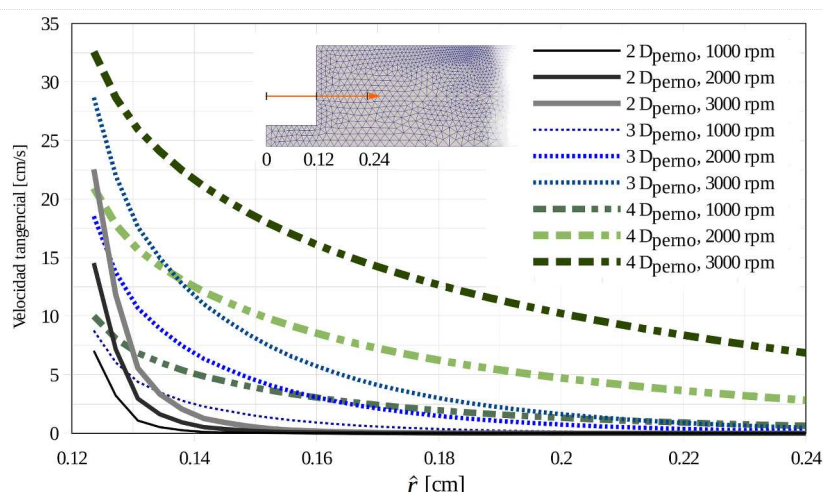


Figura 9: Campos de velocidades tangenciales V_θ a lo largo de una línea horizontal de 0.12cm de longitud en la zona de contacto entre planchuelas y para los diferentes diámetros de hombro y velocidades angulares en estudio. El origen de coordenadas de esta línea está situado en el eje de la herramienta mientras que los datos se hallan en el intervalo $0,12\text{cm} < \hat{r} < 0,24\text{cm}$. La porción de malla mostrada corresponde a $D_{\text{hombro}} = 4 \cdot D_{\text{perno}}$.

los campos térmicos. Tiempos de permanencia mayores a éste incrementarían el tamaño de la zona afectada por el calor. [Su et al. \(2016b\)](#) reportan registros de curvas de temperatura en función del tiempo para $\omega = 700\text{rpm}$ que coinciden con los resultados mostrados en este trabajo. Asimismo, estos autores reportan valores máximos en fuerzas de rotura de ensayos de tracción para tiempos de permanencia de entre 3s y 5s y $D_{\text{hombro}} \approx 2,4D_{\text{perno}}$ para $D_{\text{perno}} = 3,3\text{mm}$ y 4mm y tiempos cercanos a 6s para $D_{\text{perno}} = 4,7\text{mm}$ y $D_{\text{hombro}} = 10\text{mm}$. Esta disminución con el tiempo de permanencia podría deberse a la pérdida de resistencia mecánica por sobreenviejamiento a altas temperaturas. Por otra parte, los valores máximos de temperatura calculados en este trabajo para $t = 3\text{s}$ a $t = 5\text{s}$ resultaron cercanos a los medidos por [Su et al. \(2016b\)](#) y se exponen en la tabla 2. Se podría inferir de lo expuesto que un tiempo de permanencia de $t = 3\text{s}$ sería razonable. En la tabla 2 se puede ver que, a pesar de que se modeló únicamente la etapa de «permanencia» de la herramienta y de las diferencias entre parámetros entre ambos trabajos, los valores máximos de temperatura se hallan en el rango de los valores reportados experimentalmente, sobre todo para los diámetros de hombro mayores.

A: 1000rpm		[°C]		B: 700rpm		[°C]		Relación
D_{hombro}	D_{perno} [mm]	3s	5s	D_{hombro}	D_{perno} [mm]	3s	5s	
4,8	1,2	209	215	8	3,3	275	325	0.76 0.66
7,2	1,2	307	314	10	4	340	380	0.9 0.83
9,6	1,2	389	396	12	4,7	375	440	1.04 0.9

Tabla 2: Relaciones entre resultados calculados numéricamente con datos experimentales para máximos de temperatura en $t = 3\text{s}$ y $t = 5\text{s}$. A: Resultados numéricos del presente trabajo. B: Datos experimentales reportados por [Su et al. \(2016b\)](#)

Observando la figura 10 se aprecia la influencia del hombro y la velocidad de giro en los perfiles de velocidad tangencial del material a lo largo de una sección vertical a 0,18mm del eje de la herramienta (radio constante). De acuerdo con el trabajo experimental de [Su et al. \(2016b\)](#), los autores definen la TMAZ a partir de la observación de micrografías de cortes transversales a las muestras soldadas. En dichos especímenes, realizados con condiciones geométricas y pará-

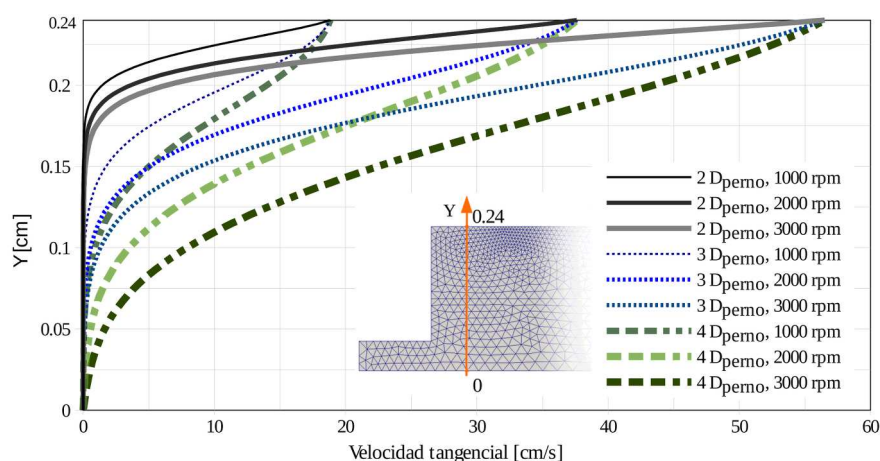


Figura 10: Campos de velocidades tangenciales V_θ a lo largo de un corte vertical a 0.18mm del eje para todos los diferentes diámetros de hombro y velocidades de giro de herramienta en estudio. La porción de malla mostrada corresponde a $D_{hombro} = 2 \cdot D_{perno}$.

metros similares a los adoptados para el modelado en el presente trabajo ($D_{hombro} = 2,4D_{perno}$, $t = 7s$, $\omega = 2000rpm$), reportan una TMAZ de radio $r_{TMAZ} = 2,27D_{perno}$. Los autores citados reportan un incremento de las zonas agitada y termomecánicamente afectada (como un conjunto indistinguible) con el aumento de diámetro de hombro. Es necesario hallar aún una relación biunívoca entre condiciones termomecánicas obtenidas por cálculo (velocidades de deformación efectivas, valores del parámetro de Zener-Hollomon, etc) con resultados de análisis metalográficos a partir de muestras experimentales para poder predecir el tamaño de la TMAZ y probablemente el estado final de la microestructura a partir de la historia termomecánica calculada.

De la observación de las figuras 6 y 8 se podría inferir que la velocidad de rotación de la herramienta influye de manera mucho más pronunciada en los valores de temperaturas máximas que en el tamaño de la zona termomecánicamente afectada. Esto se ve más claramente en el análisis de las figuras 9 y 10, donde se aprecia que los campos de velocidades dentro del material presentan valores mayores en un mismo punto para diámetros de hombros creciente en mayor medida que debido al aumento de velocidad de giro de la herramienta. Esto está en línea con lo calculado y reportado por Arora et al. (2011).

Teniendo en cuenta que el objetivo general de este trabajo es contribuir al diseño de un equipo portátil para soldadura de punto por fricción agitación, es necesario tener en cuenta que si bien el aumento de las temperaturas máximas con el aumento de diámetro de hombro es algo mayor al producido por la velocidad de rotación para un mismo diámetro de hombro, es notoriamente más beneficioso el primero por sobre el segundo, ya que genera una zona termomecánicamente afectada mayor y por lo tanto, es de esperarse que resulte en una zona soldada de mayor tamaño. No obstante, es una variable a tener en cuenta al momento de dimensionar el equipo en la etapa de construcción del prototipo, ya que a mayor velocidad de giro de herramienta, mayor temperatura obtenida en el material y por lo tanto menor resistencia mecánica del material en agitación, lo que significa además una disminución en el torque equivalente necesario para realizar la unión.

5. CONCLUSIONES

Se implementó un modelo bidimensional axisimétrico en la geometría y tridimensional en la formulación variacional para el estudio de la etapa de «permanencia» del proceso de soldadura de punto por fricción agitación. El motivo para implementar esta formulación fue la reducción de los costos computacionales asociados a un modelo tridimensional para este caso.

Se elaboraron tres mallados paramétricamente utilizando el software libre Salome con los cuales se resolvieron los casos expuestos, variando la velocidad de rotación de la herramienta y el diámetro del hombro y manteniendo constante la geometría del perno.

Los resultados numéricos obtenidos para los campos térmicos se hallaron dentro del rango de los experimentales reportados en bibliografía. Asimismo, la forma de los campos de velocidades de rotación alrededor del eje del perno se encontraron acordes con los reportados en literatura.

Se observaron pequeñas variaciones de los máximos del campo térmico entre $t = 3s$ y $t = 5s$, por lo cual se concluyó que tiempos mayores a $3s$ no provocarían beneficios en la unión, más allá de un aumento de la zona afectada por el calor (HAZ). Se comparó con resultados experimentales hallados en literatura, encontrando una buena correlación.

El aumento del tamaño del hombro tuvo mayor influencia en el crecimiento de la zona termomecánicamente afectada que el aumento de la velocidad de rotación de la herramienta.

Se encontró necesario hallar aún una relación biunívoca entre resultados de análisis metalográficos experimentales y resultados de cálculo numérico para poder predecir el tamaño de la TMAZ y probablemente el estado final de la microestructura a partir de la historia termomecánica calculada.

6. AGRADECIMIENTOS

El presente trabajo fue financiado por el proyecto PDTS201 de CONICET: «Utilización de la soldadura de punto en la Industria Naval Argentina».

REFERENCIAS

- Arora A., De A., y DebRoy T. Toward optimum friction stir welding tool shoulder diameter. *Scripta Materialia*, 64(1):9 – 12, 2011. ISSN 1359-6462. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.scriptamat.2010.08.052>.
- Chikazawa, S., Koshizuka, S. A particle method for elastic and visco-plastic structures and fluid-structure interactions. *Computation Mechanics*, 27:97–106, 2001.
- Chiou Y.C., Liu C.T., y Lee R.T. A pinless embedded tool used in fssw and fsw of aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(11):1818 – 1824, 2013. ISSN 0924-0136. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2013.04.018>.
- D'Urso G. y Giardini C. Fem model for the thermo-mechanical characterization of friction stir spot welded joints. *International Journal of Material Forming*, 9(2):149–160, 2016. ISSN 1960-6214. doi:10.1007/s12289-015-1218-y.
- Gerlich A., Su P., y North T.H. Tool penetration during friction stir spot welding of al and mg alloys. *Journal of Materials Science*, 40(24):6473–6481, 2005. ISSN 1573-4803. doi:10.1007/s10853-005-1568-9.
- Guerdoux, S. and Fourment, L. 3D numerical simulation of the three stages of Friction Stir Welding based on friction parameters calibration. *International Journal of Material Forming*, 1:1287, 2008. doi:10.1007/s12289-008-0138-5.
- Hirasawa, S and Badarinarayan, H and Okamoto, K. and Tomimura, T. and Kawanami, T.

- Analysis of effect of tool geometry on plastic flow during friction stir spot welding using particle method. *Journal of Materials Processing Technology*, 210:1455–1463, 2010.
- Jedrasiak P., Shercliff H.R., Reilly A., McShane G.J., Chen Y.C., Wang L., Robson J., y Prangnell P. Thermal modeling of al-al and al-steel friction stir spot welding. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 25(9):4089–4098, 2016. ISSN 1544-1024. doi: 10.1007/s11665-016-2225-y.
- Khosa S.U., Weinberger T., y Enzinger N. Thermo-Mechanical Investigations during Friction Stir Spot Welding (FSSW) of AA6082-T6. *Welding in the World*, 54(5):R134–R146, 2010. ISSN 1878-6669. doi:10.1007/BF03263499.
- Kuykendall K., Nelson T., y Sorensen C. On the selection of constitutive laws used in modeling friction stir welding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 74:74 – 85, 2013. ISSN 0890-6955. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.07.004.
- Ma N., Kunugi A., Hirashima T., Okubo K., y Kamioka M. Fem simulation for friction joining process. *Welding International*, 23(1):151–156, 2009. ISSN 0950-7116. doi: 10.1080/09507110802348892.
- Mandal S., Rice J., y Elmustafa A. Experimental and numerical investigation of the plunge stage in friction stir welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 203(1–3):411 – 419, 2008. ISSN 0924-0136. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.10.067.
- Nandan R., Roy G.G., Lienert T.J., y DebRoy T. Numerical modelling of 3d plastic flow and heat transfer during friction stir welding of stainless steel. *Science and Technology of Welding and Joining*, 11(5):526–537, 2006. doi:10.1179/174329306X107692.
- S. D. Ji, L. G. Zhang, Y. Y. Jin, G. H. Luan. Numerical Simulation of Rotational Tool Shoulder Shape's Effect on Transfer Behavior of Welding Plastic Metal in riction Stir Welding. *Materials Science Forum*, 704-705:1167–1174, 2012.
- Salome. The Open Source Integration Platform for Numerical Simulation. Version 7.7.1. OPEN CASCADE SAS, 1 place des frères Montgolfier, France. url: <https://www.salome-platform.org>. 2015.
- Sarkar R., Pal T., y Shome M. Material flow and intermixing during friction stir spot welding of steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 227:96 – 109, 2016. ISSN 0924-0136. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.08.006.
- Schmidt H., Dickerson T., y Hattel J. Material flow in butt friction stir welds in aa2024-t3. *Acta Materialia*, 54(4):1199 – 1209, 2006. ISSN 1359-6454. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.actamat.2005.10.052.
- Sheppard T. y Wright D. Determination of flow stress: Part 1. constitutive equation for aluminium alloys at elevated temperatures. *Metals Technology*, páginas 215 – 223, 1979.
- Su Z.M., He R.Y., Lin P.C., y Dong K. Fatigue of alclad aa2024-t3 swept friction stir spot welds in cross-tension specimens. *Journal of Materials Processing Technology*, 236:162 – 175, 2016a. ISSN 0924-0136. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.05.014.
- Su Z.M., Qiu Q.H., y Lin P.C. Design of friction stir spot welding tools by using a novel thermal-mechanical approach. *Materials*, 9:677 – 693, 2016b. doi:10.3390/ma9080677.
- Urquiza S. y Venere M. An application framework architecture for fem and other related solvers. *Mecánica Computacional*, (21):3099 – 3109, 2002.
- Zienkiewicz, O.C. and Taylor, R.L. *The finite element method*, volumen II. McGraw Hill, 1991.